

doi:10.3969/j.issn.1001-8352.2021.01.004

辐射式延时点火具传火管失效机理研究^{*}

杨艳羽 徐铭泽 李彤 赵变玲

辽宁北方华丰特种化工有限公司(辽宁抚顺,113003)

[摘要] 利用理论计算、试验数据对影响辐射式延时点火具传火管失效的因素进行了研究。结果表明:隔板材料热处理方法是影响传火管失效的主要因素。采用 Matlab 软件,得到了不同热处理方法在不同温度下隔板材料 1Cr18Ni9Ti 不锈钢力学性能参数的变化规律;随着温度的升高,抗拉强度和条件屈服强度都逐渐降低,且抗拉强度受温度的影响较大;伸长率、断面收缩率和冲击韧性的变化趋势为先减小、再增大。

[关键词] 辐射式延时点火具;隔板起爆;1Cr18Ni9Ti 不锈钢;失效

[分类号] TJ45

Failure Mechanism of Fire Tube of Radial Delayed Igniter

YANG Yanyu, XU Mingze, LI Tong, ZHAO Bianling

Huafeng Special Chemistry and Industry Co., Ltd., Northern Special Energy Group (Liaoning Fushun, 113003)

[ABSTRACT] Theoretical calculation and experimental data analysis were used to study the factors affecting the failure of the fire tube of radial delayed igniter. Results show that heat treatment method of the separator material is the main factor for the failure of the fire tube. Mechanical properties of 1Cr18Ni9Ti stainless steel with different heat treatment methods at different temperatures were obtained by using Software Matlab. With the increase of temperature, the tensile strength and conditional yield strength decrease gradually, and the tensile strength is greatly affected by temperature. Elongation, reduction of area and impact toughness first decrease and then increase.

[KEYWORDS] radial delayed igniter; baffle detonation; 1Cr18Ni9Ti stainless steel; failure

引言

在武器系统中,辐射式延时点火具是发射发动机与主发动机之间的延时点火器件,其主要作用就是在发射发动机工作后,使主发动机按照技术指标要求延期工作,从而使动力装置满足弹药总体的技术要求。通常使用辐射式延时点火具以保证在一定时间后能准确地完成分离或爆炸作用^[1-2]。辐射式延时点火具由两部分构成,分别为延期点火管和隔板起爆的传火管。隔板起爆的传火管能否可靠作用直接影响着武器弹药起爆的可靠性和飞行器分离的可靠性。

辐射式延时点火具隔板材料为 1Cr18Ni9Ti 不锈钢^[3]。1Cr18Ni9Ti 不锈钢具有良好的塑性、韧性和冲压性能,广泛地应用于航空、航天、化工、食品和

医疗等各部门^[4]。王淑花等^[5]对 1Cr18Ni9Ti 不锈钢低温拉伸变形进行了研究。程翔等^[6]对某隔板点火装置在低温试验时壳体失效进行了分析。王科伟等^[7]针对电作动器壳体在低温环境下作用后出现的破口失效进行了研究。辐射式延时点火具结构严谨、性能稳定,全密封型结构不易受潮且应用安全。但在大量的试验和生产中,却发现传火管失效的情况发生。本文中,主要对某类辐射式延时点火具传火管失效的机理进行研究。

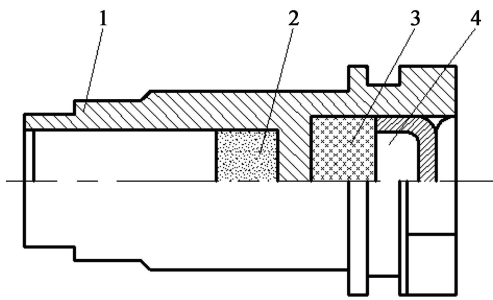
1 传火管的结构及工作原理

1.1 传火管的结构组成

辐射式延时点火具是由延期点火管和隔板起爆的传火管两部分组成。隔板起爆的传火管由传火管体、辐射罩、施主装药和受主装药等4部分组成。

^{*} 收稿日期:2020-06-14
第一作者:杨艳羽(1993 -),女,硕士研究生,研究方向为发动机内弹道设计。E-mail:930285831@qq.com
通信作者:徐铭泽(1994 -),男,本科,主要从事火工品技术相关研究。E-mail:809412396@qq.com

隔板起爆的传火管和延期点火管两者之间用螺纹的方式连接。图 1 为辐射式延时点火具传火管的结构示意图。



1 - 传火管体;2 - 受主装药;3 - 施主装药;4 - 辐射罩。

图 1 辐射式延时点火具传火管结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of structure of the fire tube of radiant delay igniter

1.2 点火具的工作原理

辐射式延时点火具的工作原理:由与辐射式延时点火具配套的电点火管所输入的能量点燃施主装药,施主装药爆炸产生的冲击波通过隔板传递后引爆隔板另一侧的受主装药,受主装药依次点燃延期管内的发火药和传火药,传火药再点燃延期管内的延期药,延期药按规定时间燃烧后,点燃点火具输出端的扩焰药并输出高温火焰能流,最终将主发动机点燃。该类辐射式延时点火具燃烧的延期时间应满足 330 ~ 420 ms 的指标要求。

2 传火管的失效因素

2.1 零件因素

由于辐射式延时点火具装配过程为先装压施主装药,后放入辐射罩,再将辐射罩边沿处涂上防潮漆,以保证输入端的密闭性;因此,辐射罩对施主装药是否点燃起到关键性的作用。

点火具在生产和运输过程中会多次受到振动影响,当振动的频率超出辐射式延时点火具可承受的范围时,可能导致辐射罩在产品内发生位移甚至脱落,堵塞传火通道,使点火能量降低;从而影响传火管输入端作用,严重时可导致传火管失效。

2.1.1 常规条件下的力学性能试验

模拟传火管在生产或运输过程中受到的外界作用,设计了两组力学性能试验。

试验流程为:振动→冲击→外观检查→发火试验。第 1 组试验条件是根据辐射式延时点火具制造和验收标准中给出的性能参数进行试验;第 2 组试验条件是在第 1 组试验条件的基础上,增加了加速

度或振动时间。具体条件如表 1 所示。

表 1 两组力学性能试验的具体条件
Tab.1 Test conditions for two groups of mechanical performance tests

项目	第 1 组	第 2 组
第 1 次 振动 试验	轴向加速度 40 m/s ² , 径向加速度 25 m/s ² , 每次循环 15 min, 共 8 次。	轴向加速度 50 m/s ² , 径向加速度 30 m/s ² , 每次循环 15 min, 共 8 次。
第 2 次 振动 试验	包装条件下按输出端向上、向下和水平 3 个方向,在振动试验机上振动 2.0 h。落高 150 mm,频率 1 Hz。	包装条件下按输出端向上、向下和水平 3 个方向,在振动试验机上振动 2.5 h,落高 150 mm,频率 1 Hz。
冲击 试验	轴向加速度 900 m/s ² , 3 ~ 10 ms, 1 次;轴向和径向加速度 150 m/s ² , 冲击频率 50 ~ 70 Hz, 持续时间 2 ~ 10 ms, 冲击次数分别为 2 000 次。	轴向加速度 1 000 m/s ² , 3 ~ 10 ms, 1 次;轴向和径向加速度 180 m/s ² , 冲击频率 60 ~ 80 Hz, 持续时间 2 ~ 10 ms, 冲击次数分别为 2 000 次。

根据表 1 中给出的两组试验条件,分别取 6 发辐射式延时点火具进行试验。在放大倍数为 40 倍的显微镜下对比两组试验条件下辐射罩的外观,发现并无明显变化。对其输入部位的尺寸进行检查和记录发现,经过两组不同条件下的力学试验后,这 12 发传火管中的辐射罩并没有产生位移。

将这 12 发辐射式延时点火具进行发火测时试验,目的是验证经过力学性能试验后的传火管是否能够达到要求的技术指标。发火测时试验时,按照断靶的测时方法进行连接,再将绑好靶线的辐射式延时点火具连接到发火线路上,对其通以直流电流,记录辐射式延时点火具的燃烧时间。见表 2。

表 2 发火测时试验数据
Tab.2 Fire test data

样品	测时结果	平均值	偏差
第 1 组	368,370,367,367,369,368	368	1.5
第 2 组	371,354,360,358,347,358	358	8.9

根据表 2 数据可以看出,常温测时结果均在要求范围内;但第 2 组试验的偏差远大于第 1 组试验的偏差。由此得知,增大外界作用,会影响辐射式延时点火具延期时间的一致性。

试验结果表明,在两组不同的力学性能试验条件下,辐射罩的外观、结构并没有遭到破坏,且没有发生位移变化。进行力学试验后,均发火且功能也满足要求。

2.1.2 极端条件下的发火性能试验

辐射式延时点火具所受外界环境力除了运输环境力和使用环境力外,还有意外环境力。而其使用过程中遇到的环境包括自然环境和诱发环境。因此,极端条件下的发火性能试验模拟当辐射式延时点火具使用时受到了环境因素的影响、辐射罩已经脱落的情况。观察传火通道是否会堵塞,使点火能量降低,从而导致传火管失效。

选用同一批次的 20 发辐射式延时点火具,平均分成 4 组。第 1 组按照正常的验收标准进行试验,作为该批产品发火能力和延期时间的参照组。取出剩余 3 组传火管中的辐射罩,将辐射罩放入发动机点火通道中,使辐射罩呈自由状态,分别在竖直向上、竖直向下和倾斜 3 种不同的状态下进行发火试验。图 2 为辐射罩脱落后不同状态下的发火试验。

根据上述试验条件进行试验,20 发辐射式延时点火具均发火,且延期时间均在要求范围内。

试验结果表明:即使在极端条件下,辐射罩已经脱落到发动机的传火通道,辐射罩并不会堵住传火通道,也没有影响点火能量,在 3 种不同状态下仍可靠发火。

根据以上试验可以说明,零件因素并不是影响该类辐射式延时点火具传火管失效的主要因素。

2.2 装配因素

模拟操作工人没有按照《安全操作工艺规程》进行操作,从而导致辐射罩并没有达到装配要求,影响传火管点火能量的情况。设计了 3 组点火试验,每组 5 发辐射式延时点火具。3 组试验条件为:第 1 组,将辐射罩推至高出传火管管口约 1 mm 位置(图 3);第 2 组,将辐射罩横放于传火管体内(图 4);第 3 组,将无辐射罩的传火管装入发动机点火通道。第 3 组试验是为了验证在点火距离增加的情况下点火的可靠性。



图 3 辐射罩推至高出传火管管口的状态
Fig. 3 Status of radiation hood pushed above the nozzle of fire tube



图 4 辐射罩横放在传火管输入端的状态
Fig. 4 Status of radiation hood placed across the input end of fire tube

根据上述试验条件进行了点火试验,15 发辐射式延时点火具均发火,且延期时间均在要求范围内。

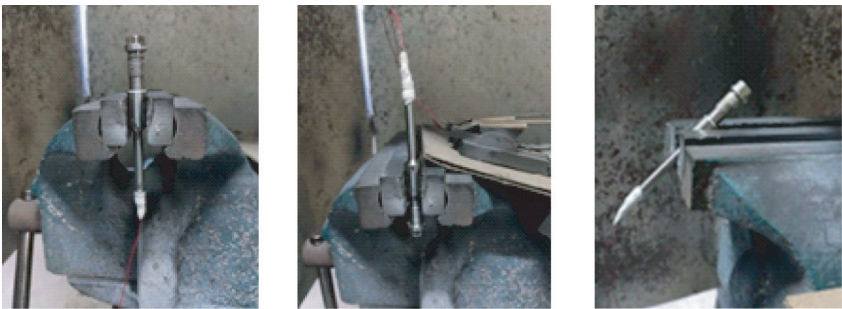
试验结果表明:即使操作工人在操作过程中存在失误,辐射罩并没有达到装配要求,辐射式延时点火具仍然能正常发火;因此,辐射罩的装配因素并不是影响点火具传火管失效的主要因素。

2.3 隔板因素

辐射式延时点火具中传火管的起爆方式为隔板起爆,施主装药为起爆药,受主装药为击发药。常见的隔板起爆失效情况分为两种,分别是隔板被击穿和受主端击发药未点燃。传火管中的隔板被击穿,会导致施主端开口,形成能量泄露,使受主端及延期点火序列传火中断,从而导致传火管失效。传火管受主端的击发药未点燃的主要原因可能是变形过小,未能对受主端的击发药形成机械作用。这两种失效情况都与隔板的厚度和选用的材料有着密不可分的联系。

2.3.1 隔板厚度

传火管的施主装药底部引爆后,爆轰波通过隔板起爆受主装药,因此,隔板厚度是冲击起爆的关键



(a) 竖直向上 (b) 竖直向下 (c) 倾斜
图 2 辐射罩脱落后不同状态下的发火试验
Fig. 2 Ignition test under different states after the radiation hood fell off

因素。对隔板冲击起爆过程的数值模拟结果进行分析可知,可靠起爆且隔板不出现击穿的厚度范围为2~5 mm^[8]。本文中的辐射式延时点火具隔板设计厚度为2 mm,两边倒角为0.3 mm。由于设计时的隔板厚度接近下限,因此,出现隔板过厚导致受主端击发药未被点燃的可能性较小,但有可能出现因为隔板过薄导致被击穿的现象。

取30发点火具对其隔板厚度及倒角进行了测量,均在要求范围内。将其分别进行常温、高温和低温发火测试试验,均可靠发火且满足指标要求。因此,隔板厚度因素并不是影响该类点火具传火管失效的主要因素。

2.3.2 隔板材料

2.3.2.1 隔板材料的力学性能

1Cr18Ni9Ti 不锈钢的主要力学性能参数包括抗拉强度 σ_b 、条件屈服强度 $\sigma_{0.2}$ 、伸长率 δ_s 、断面收缩率 ψ 和冲击韧性 A_{ku} 等。表3为1Cr18Ni9Ti 不锈钢在不同温度下的力学性能,热处理方法为1 050 ℃,水冷或空冷。表4为1Cr18Ni9Ti 不锈钢固溶时效处理后在不同温度下的力学性能,热处理方法为1 130~1 160 ℃,水冷后再经800 ℃、10 h 时效。

1Cr18Ni9Ti 不锈钢固溶时效处理后的力学性能更好。对比表3、表4数据,采用 Matlab 软件绘制1Cr18Ni9Ti 不锈钢各力学性能的关系(图5、图6)。

由图5(a)和图6(a)可知,选择热处理方法为1 050 ℃、水冷或空冷时,随温度的升高,1Cr18Ni9Ti 不锈钢的 σ_b 和 $\sigma_{0.2}$ 逐渐降低,且 σ_b 受温度的影响较大; δ_s 的变化趋势为随温度的升高先减小再增大;而 ψ 随温度变化不大。

图5(b)和图6(b)可知,选择热处理方法为1 130~1 160 ℃,水冷后再经800 ℃、10 h 时效时,随温度的升高,1Cr18Ni9Ti 不锈钢的 σ_b 、 $\sigma_{0.2}$ 都逐渐降低,且 σ_b 受温度的影响较大;而 δ_s 和 ψ 的变化趋

表3 1Cr18Ni9Ti 不锈钢在不同温度下的力学性能
Tab.3 Mechanical properties of 1Cr18Ni9Ti stainless steel at different temperatures

温度 $t/^\circ\text{C}$	抗拉强度 σ_b/MPa	条件屈服 强度 $\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	伸长率 $\delta_s/\%$	断面收 缩率 $\psi/\%$
20	610	275	41.0	63.0
300	450	196	31.0	65.0
400	440	176	30.0	65.0
500	439	176	29.0	65.0
600	390	175	25.0	61.0
700	275	157	26.0	59.0
800	176	98	35.0	69.0

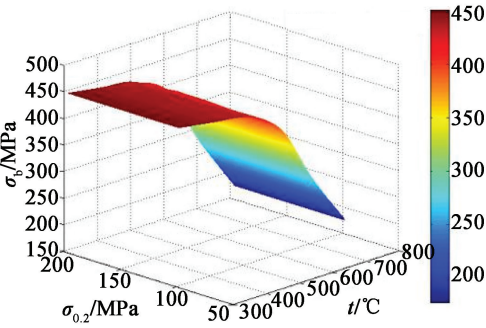
表4 1Cr18Ni9Ti 不锈钢固溶时效
处理后在不同温度下的力学性能

Tab.4 Mechanical properties of 1Cr18Ni9Ti stainless steel at different temperatures after solution aging treatment

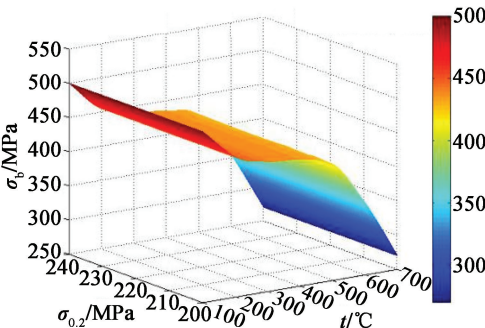
温度 $t/^\circ\text{C}$	抗拉强度 σ_b/MPa	条件屈服 强度 $\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	伸长率 $\delta_s/\%$	断面收 缩率 $\psi/\%$
20	640	305	55.0	75.5
100	500	240	44.0	76.5
200	455	220	38.0	70.0
300	440	215	29.0	66.0
400	435	212	26.5	65.0
500	420	205	25.0	64.5
600	355	203	28.5	64.5
700	270	200	29.5	57.5

势为随温度的升高先减小再增大。

热处理方式对相同材料的力学性能影响较大,当选择不合适的热处理方法时,隔板就有可能出现裂纹或者被击穿的现象。因此,热处理方法是影响辐射式延时点火具传火管失效的主要因素。



(a) 1 050 ℃, 水冷或空冷



(b) 1 130~1 160 ℃, 水冷后再经 800 ℃、10 h 时效

图5 1Cr18Ni9Ti 不锈钢 σ_b 和 $\sigma_{0.2}$ 随 t 的变化

Fig.5 Variation of σ_b and $\sigma_{0.2}$ of 1Cr18Ni9Ti stainless steel with t

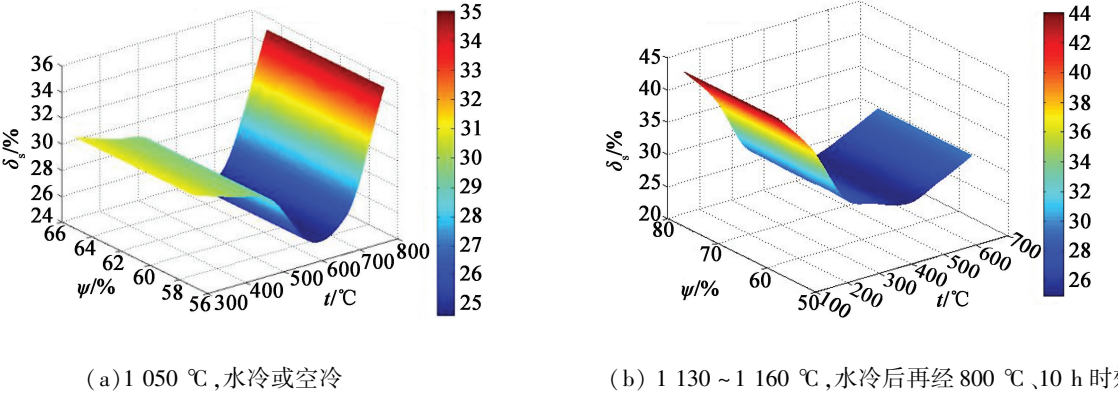


图 6 1Cr18Ni9Ti 不锈钢 δ_s 和 ψ 随 t 的变化

Fig. 6 Variation of δ_s and ψ of 1Cr18Ni9Ti stainless steel with t

当冲击载荷的加载速度高、作用时间短时,对隔板材料的破坏力比静载荷要大得多。传火管发火时施主装药瞬间作用对隔板材料的破坏符合冲击载荷特性,所以 A_{ku} 比其他力学参数更能科学地表现此时材料的力学性能。见表 5。

表 5 1Cr18Ni9Ti 不锈钢经过不同热处理方法在不同温度下的冲击韧性 A_{ku}

Tab. 5 Impact toughness A_{ku} of 1Cr18Ni9Ti stainless steel at different temperatures after different heat treatment methods

温度 $t/^\circ\text{C}$	kJ/m^2	
	1 050 °C, 水冷或空冷	1 130 ~ 1 160 °C, 水冷后再经 800 °C、10 h 时效
-40	1 005	1 525
20	2 335	2 450
200	3 046	3 630
500	3 418	3 580
550	3 422	3 580
600	3 124	3 530
700	2 197	3 330

从表 5 可以看出,材料经历相同的热处理方法时, A_{ku} 起初是随温度升高而增大的,但当温度超过大约 550 °C 时, A_{ku} 随温度升高而下降。对比两种热处理方法可知,热处理方法为 1 130 ~ 1 160 °C、水冷后再经 800 °C、10 h 时效的 A_{ku} 比 1 050 °C 水冷的 A_{ku} 高。

用 A_{ku} 来计算输入端隔板被击穿的可能性。输入端所用的施主装药质量 m 为 45 mg,火药力 F 为 0.73 kJ/g,隔板厚度 h 为 2 mm,隔板直径 D 为 5 mm。药剂爆炸冲击能量 $E_{初} = F \times m = 32.9 \text{ J}$ 。

隔板的抗冲击能量

$$E = A_{ku} \cdot \pi D h。$$
 (1)

根据式 (1) 计算得到隔板在不同热处理方法下,常温、高温和低温环境下的抗冲击能见表 6。

表 6 不同热处理方法下,常温、高温和低温环境下隔板的抗冲击能

Tab. 6 Impact energy of baffle at room temperature, high temperature and low temperature after different heat treatment methods

热处理方法	温度/ $^\circ\text{C}$		
	500	20	-40
1 050 °C, 空冷	107.3	73.3	31.5
1 130 ~ 1 160 °C, 水冷后再经 800 °C、10 h 时效	112.4	76.9	47.9

由表 6 可知,若热处理方法为 1 050 °C 后经过水冷或空冷,高温和常温条件下隔板的抗冲击能均大于药剂爆炸冲击能量,但低温条件下的抗冲击能小于药剂爆炸冲击能量。也就是说,当传火管在低温环境工作时,隔板有可能会被击穿。而热处理方法为 1 130 ~ 1 160 °C 水冷后再经 800 °C、10 h 时效,在高温、常温和低温的环境下隔板的抗冲击能均大于药剂爆炸冲击能量,即隔板不可能被击穿。

2.3.2.2 试验验证

取 60 个传火管壳体,平均分为两组。第 1 组热处理方法为 1 050 °C,空冷;第 2 组热处理方法为 1 130 ~ 1 160 °C,水冷后再经 800 °C、10 h 时效。将这 60 个壳体按《安全操作规程》进行正常装配。装配完成后分别进行常温、高温和低温的发火试验,见表 7。

表 7 表明,在常温和高温条件下,两组传火管都能达到正常发火,且满足指标要求;但在低温条件下,结果有了明显差异。热处理方法为 1 050 °C 空冷时,低温试验中出现了隔板整体开裂从而导致传

表 7 不同热处理方法下,
常温、高温和低温环境下的发火试验
Tab.7 Ignition test at room temperature,
high temperature and low temperature
after different heat treatment methods

热处理方法	试验 温度/ ℃	试验 发数	发火 数	隔板 被击 穿数	受主端 击发药 未点燃
1 050 ℃,空冷	25	10	10	0	0
	50	10	10	0	0
	-40	10	3	7	0
1 130 ~1 160 ℃, 水冷后再经 800 ℃、 10 h 时效	25	10	10	0	0
	50	10	10	0	0
	-40	10	10	0	0

火中断的情况;但热处理方法为 1 130 ~1 160 ℃水
冷后再经 800 ℃、10h 时效时,传火管全部发火,且满
足指标要求。

试验结果可以说明,不同热处理方法对传火管
是否能够作用有着至关重要的影响。因此,在使用
该材料时首先应对其力学性能进行计算,务必要选
择适合的热处理条件;且根据不同的使用环境,适当
地提高时效处理温度。随着时效处理温度的提高,
在低温环境下的 A_{ku} 也随之提高,实现了耐冲击载荷
的裕度,避免出现施主端作用后隔板破裂、脆性断裂
甚至整体开裂,从而导致传火管失效的现象。与此
同时,时效处理温度提高后,该材料的拉伸率也随之
提高,施主端作用时隔板变形相对容易,从而提高了
受主端击发药起爆的可靠性。试验结果与计算
吻合。

3 结论

- 1) 隔板材料热处理方法是影响辐射式延时点
火具传火管失效的主要因素。因此,在采用高强度
不锈钢材料时,应对材料进行适当的热处理,以提高
产品的可靠性。
- 2) 随着温度的升高,1Cr18Ni9Ti 不锈钢的抗拉
强度 σ_b 和条件屈服强度 $\sigma_{0.2}$ 都逐渐降低,且 σ_b 受
温度的影响较大。其伸长率 δ_s 和断面收缩率 ψ 随
温度的升高先减小、再增大。
- 3) 使用高强度不锈钢材料时,应计算该材料能
够承受的极限冲击韧性 A_{ku} ,特别是低温环境下的
 A_{ku} ,从而选择合适的热处理方法。随着温度的升
高, A_{ku} 的变化趋势为先增大、后减小。若环境的温
度相对较低且隔板材料热处理方法不合理,容易造
成隔板被击穿,从而造成传火管失效。

参 考 文 献

[1] 王凯民. 火工品工程[M]. 北京:国防工业出版社, 2014:185-186.

[2] 万新国,孙康波. 影响某延时点火具作用时间因素的
试验研究[J]. 沈阳理工大学学报, 2010,29(6): 53-
54,58.
WAN X G, SUN K B. Research on tests of the factors
which impact on some action time of delayed ignition[J].
Transactions of Shenyang Ligong University, 2010, 29
(6): 53-54,58.

[3] 陆世英. 不锈钢概论[M]. 北京:中国科学技术出版
社,2007.

[4] 张贵一,郭涛,冯呈庠,等. 1Cr18Ni9Ti 冷拉钢丝的
再结晶退火[J]. 金属热处理, 2019, 44(4): 103-
105.
ZHANG G Y, GUO T, FENG C X, et al. Recrystalliza-
tion annealing process of 1Cr18Ni9Ti cold-drawn steel
wire[J]. Heat Treatment of Metals, 2019, 44(4): 103-
105.

[5] 王淑花,杨德庄,何世禹,等. 1Cr18Ni9Ti 钢的低温
拉伸变形行为[J]. 材料科学与工艺, 2004, 12(6):
579-582.
WANG S H, YANG D Z, HE S Y, et al. Tensile de-
formation behavior of 1Cr18Ni9Ti steel at low tempera-
tures[J]. Materials Science and Technology, 2004, 12
(6): 579-582.

[6] 程翔,黄少波,邢国强,等. 某隔板点火装置传爆过程
壳体失效分析[J]. 弹箭与制导学报,2018,38(6):75-
78.
CHENG X, HUANG S B, XING G Q, et al. Failure
analysis of shell rupture in explosive process of the bulk-
head igniter [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Mis-
siles and Guidance, 2018, 38(6): 75-78.

[7] 王科伟,杨正才,王海军,等. 低温环境下电作动器的
壳体破口失效机理研究[J]. 火工品,2017 (5): 4-7.
WANG K W, YANG Z C, WANG H J, et al. Study on
failure mechanism of electric actuator shell in low tempe-
rature condition[J]. Initiators and Pyrotechnics, 2017
(5): 4-7.

[8] 杨正才,廖昕,李晓刚,等. 某隔板起爆器冲击起爆
过程的数值模拟与实验研究[J]. 含能材料, 2011, 19
(2): 221-225.
YANG Z C, LIAO X, LI X G, et al. Numerical simula-
tion and experimental investigation for shock initiation of
bulkhead initiator [J]. Chinese Journal of Energetic Ma-
terials, 2011, 19(2):221-225.